第 52 卷 第 5 期：2172-2186 高电压技术 Vol.52, No.5: 2172-2186
2026 年 5 月 31 日 High Voltage Engineering May 31, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20251565

基于电压源等效的构网型储能变流器幅值饱和限流模式暂态稳定性分析

厉 璇[1]，刘永慧[2]，赵月杭[2]，王 跃[2]，武延林[3]，李建伟[4]
（1. 国家电网有限公司，北京 100031；2. 西安交通大学电气工程学院，西安 710049；3. 国网内蒙古东部电力有限公司电力科学研究院，呼和浩特 010020；4. 河南许继电力电子有限公司，许昌 459002）

摘 要：在新型电力系统中，构网型储能变流器为新能源机组提供了可靠的故障穿越能力支撑。其限流控制在抑制变流器暂态过流的同时恶化了暂态稳定性。传统对于幅值饱和限流的构网变流器暂态稳定性分析，多基于电流源等效模型，其难以揭示限流期间变流器运行模式切换带来的物理意义变化，也难以分析电压控制策略和限流环节对变流器稳定性的影响机理。针对该问题，提出了一种基于电压源等效模型的变流器幅值饱和限流模式暂稳性分析方法。从等效系统阻抗的角度，分析了不同优先级幅值饱和限流策略对暂态功角特性和稳定性的影响机理。分析结果表明，采用虚拟导纳电压内环的构网变流器，幅值饱和限流环节通过调节系统阻抗模和阻抗角实现电流限幅与相位偏转，其中阻抗角通过抬升或压低限流期间功率特性曲线来主导影响系统的暂态稳定裕度。比较结果显示，采用 q 轴优先限流策略的变流器具备最大的系统阻抗角和暂态稳定裕度，采用 d 轴优先限流策略的阻抗角和暂稳裕度最小。仿真结果验证了所提电压源等效模型的准确性和理论分析的正确性。

关键词：构网型储能变流器；幅值饱和限流；电压源等效；功角特性；系统阻抗；暂态稳定性

Voltage-source-model-based Transient Stability Analysis of Grid-forming Converters in Current Saturation Limiting Mode

LI Xuan[1], LIU Yonghui[2], ZHAO Yuehang[2], WANG Yue[2], WU Yanlin[3], LI Jianwei[4]
(1. State Grid Corporation of China, Beijing 100031, China; 2. School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China; 3. Electric Power Research Institute of State Grid Inner Mongolia East Electric Power Company, Hohhot 010020, China; 4. Henan XJ Power Electronics Co., Ltd., Xuchang 459002, China)

Abstract: Grid-forming voltage source converters (GFM-VSCs) offer reliable supports for the fault ride-through capability of renewable energy generators. While current-limiting (CL) control degrades the system's transient stability during the fault. Traditional transient stability analysis for GFM-VSCs with amplitude-saturated current limiters predominantly relies on the current-source equivalent models. Such models not only fail to reveal changes in physical meaning induced by the mode switching during CL, but also struggle to analyze the influence mechanism of voltage control schemes and current limiters on transient stability. To address this issue, a transient stability analysis method for GFM-VSCs with current limiters is proposed based on the voltage-source equivalent model. From the perspective of equivalent system impedance, the influence mechanism of current limiters with different priorities on the power characteristics and system stability is systematically analyzed. The results show that, for GFM-VSCs with virtual admittance voltage control, the current limiters realize current suppression and phase shift by adjusting the magnitude and angle of the system impedance. Specifically, the impedance angle plays a dominant role in affecting the transient stability margin, by elevating or depressing the power characteristic during CL. Comparative analysis shows that the converter with the *q*-axis priority current limiters exhibits the largest impedance angle and stability margin, whereas the converter with the *d*-axis priority limiters has the smallest ones. Simulation results validate the accuracy of the proposed model and the correctness of the theoretical analysis.

Key words: GFM-VSCs; amplitude-saturated current limiter; voltage source model; power-angle characteristics; system impedance; transient stability

基金资助项目：国网蒙东电力科技项目(SGMDDK00DJJS2400153)；陕西省自然科学基础研究计划(2025JC-YBQN-685)；国家重点研发计划(2023YFB2406700)。
Project supported by Science and Technology Project of SGIMEP (SGMDDK00DJJS2400153), Shaanxi Provincial Basic Research Program of Natural Science (2025JC-YBQN-685), National Key R&D Program of China (2023YFB2406700).

0　引言

在我国各区域电能需求不断增长，以及国家“碳达峰”“碳中和”目标的大背景下，以风电、光伏为代表的新能源装机和发电量持续上升，新型电力系统中的“高比例可再生能源”和“高比例电力电子设备”特征日益明显。截止 2024 年，我国新能源累计装机容量已达到 14.1 亿 kW，已经超越煤电成为系统第一大电源。新能源发电量增长贡献率超过 60%[1]。目前我国的大规模新能源发电系统仍然以跟网型变流器为主导。其控制方式与同步机制的被动型和风光资源自身的间歇性[2]导致新能源并网系统在电网故障冲击下面临很大的失稳风险[3-4]。据分析，由电压引发的大规模新能源机组连锁脱网是伊比利亚半岛 4·28 大停电事故的主要原因之一[5]。因此，利用构网型控制技术提升新能源机组的电压耐受阈值和高/低电压穿越能力十分重要。现今国内外多项标准和规范也均要求新能源发电系统强制接入构网储能，以提升新能源发电系统的鲁棒性和故障穿越能力[6-7]。

采用构网型控制的电力电子变流器能够通过模拟同步发电机的定转子特性，使自身具备自主电压和频率构建、暂态电压/频率/惯量支撑等功能，在如今电力系统存量稳定裕度不断消耗而削减的背景下具有重要意义。构网型变流器的暂态同步稳定性指其在经历功率突变、电压幅值/相位跳变等大扰动后与电网保持同步的能力[8]。电力电子变流器的控制灵活性、多时间尺度耦合性使其表现出比同步机更复杂的暂态动力学特性，同时也具有更强的稳定控制能力。针对构网型变流器与交流电力系统的暂态稳定性研究是目前的热点领域。

构网型储能变流器在所并入交流系统遭受故障而经历如并网点电压跌落、相位跳变等大扰动时，其内电势与并网点电压差陡增，无功功率增发，导致输出电流幅值大幅增加，变流器易遭受故障过流问题[9-10]。不同于传统同步发电机能够耐受高达 5~7 倍暂态过流的特性，基于电力电子器件的构网变流器为避免器件的热失控和过流跳闸，通常仅允许 1.2~2 倍的暂态过流[11]。目前国内外部分技术标准规定了构网变流器应具备 2~3 倍过载能力，从而试图提升变流器自身的暂态过流容许性能[12-13]。但无论如何，都需要引入适当的限流控制策略，以防止构网变流器受过流影响而丧失构网支撑与故障穿越能力。根据过流抑制原理不同，限流策略主要分为幅值饱和限流和虚拟阻抗限流两种，其中前者通过在控制环中引入限幅环节，直接限制变流器的电流参考指令，实现故障过流抑制[10]。然而，因限幅导致的工作模式变化也将影响变流器的暂态稳定性能。因此，本文对采用 d 轴优先、q 轴优先、相位优先等多种幅值饱和限流策略对变流器暂态稳定性的影响展开研究。

针对构网变流器采用 d 轴优先、q 轴优先以及指定相位的限流策略，现有研究无一例外地采用了电流源等效模型分析其暂态稳定问题。通过分析限流环节生效下的变流器时域运行特性和功率特性，基于等面积定则[14]、Lyapunov 直接法[15]或时域分析方法[16]，研究限流模式切换引入的失稳机理[17-19]、限流模式切换判据[20-21]、最佳饱和电流相位[22]等问题，并提出了多种稳定控制方法[23-24]以提升限流控制下构网变流器的暂态稳定性。然而，大部分针对 d 轴或 q 轴优先限流的研究[17,25]均假设限流后饱和电流相位固定，仅保留对应轴电流分量，这虽然能够简化分析，但存在不可避免的误差。同时，由于电流源模型中仅保留饱和电流幅值和相位信息，因此难以揭示限流触发过程中变流器运行模式切换带来的模型物理意义变化，也无法有效分析电压控制策略和限流环节对变流器功率特性恶化和暂稳性影响机理。这些都有赖于构建反映“非限流切换至限流”全过程变流器状态和物理意义变化的统一电压源等效模型，并基于该模型进行暂稳性分析。

近年来有部分研究对幅值饱和限流的电压源等效方式开展了探索。奥尔堡大学团队最早提出了相位优先限流策略基于电压源等效模型的暂态稳定性分析[26]，指出采用矢量电压内环控制结构的变流器在限流下，等效为理想电压源 E 串联虚拟电阻的形式，其中虚拟电阻包含了相位优先环节的限流信息。受其启发，国内外其他学者基于该模型开展了对比研究。参文[27]针对采用相位优先策略结合虚拟导纳电压控制结构的构网变流器，解析推导了限流功率特性，并从功角曲线的角度分析了虚拟阻抗参数对限流后暂态稳定性的影响，指出感性较强的虚拟阻抗将提升系统的暂稳性和临界切除时间(critical clearing time, CCT)。参文[28]对比了相位优先限流结合前馈虚拟阻抗(feed-forward virtual impedance, FVI)和嵌入式虚拟阻抗(embedded virtual impedance, EVI)两种结构的变流器暂态稳定性，得

出结论相位优先限流结合EVI的策略具有更优的暂态稳定性，并提出了基于EVI和参数切换的故障穿越提升方法。但这些研究仅局限于相位优先策略，并未探索 d 轴/q 轴优先策略的电压源等效可能性。参文[29]和[30]初步以电压源的角度对比了 3 种幅值饱和限流策略的功率特性和暂态稳定裕度，但并未深入开展限流等效阻抗对构网变流器限流特性和功率特性的影响机理分析。

本文在上述研究的基础上，基于虚拟导纳电压控制结构，对采用幅值饱和限流策略的构网型储能变流器暂态稳定性问题展开研究。相比现有研究，本文通过构建限流期间的电压源等效模型，实现了虚拟导纳电压控制下，不同电流限幅策略的暂态稳定裕度对比分析，从限流等效系统阻抗的角度揭示了电压控制策略和限流环节对变流器的功率特性和暂稳性的影响机理。为特定限流环节的工程应用提供了理论参考。本文第 1 章阐述系统的拓扑结构、控制策略及限流策路；第 2 章建立幅值饱和限流的构网变流器电压源等效模型，并进行限流机理分析；第 3 章对比分析电压源模型的功率特性影响机理和暂态稳定裕度；第 4 章基于 MATLAB/Simulink 环境仿真验证本文的方法及结论。

1 构网型储能变流器系统拓扑及控制

1.1 构网型储能变流器系统拓扑

本文所研究的构网储能变流器单机并网系统的拓扑及控制结构如图 1 所示，系统主要参数如表 1 所示。变流器的功率单元采用中点箝位型三电平逆变器，其直流侧通过以蓄电池或超级电容为例的储能单元实现恒定的直流电压 U_{dc}。变流器的交流侧经滤波电感和滤波电容接至大电网的并网输出端口，X_{Lf}和 X_{Cf}分别为滤波感抗和容抗。变流器输出端口电压 $\boldsymbol{U}$ 与电网交流母线理想等效电压 $\boldsymbol{U}_g$之间为等效线路阻抗 Z_g。

控制环中，变流器采用基于功率同步的虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)控制策略，其有功-频率环模拟传统同步机一次调频特性和转子特性，根据功率参考 P_0 和频率偏差$(\omega-\omega_0)$生成变流器内电势 $\boldsymbol{E}$ 的相位参考 δ，无功环模拟无功-电压调节特性，根据无功功率偏差(Q_0-Q)与端口电压偏差(U_0-U)生成变流器内电势幅值 $\boldsymbol{E}=E_d+\mathrm{j}E_q$。基于同步旋转 d/q 坐标系的虚拟导纳-矢量电压内环用于引入变流器虚拟阻抗和幅值饱和限流控制，并实时跟踪限幅后的电流指令以实现变流器故障限流。图中，k_p、k_q、k_u、k_i分别为有功环、无功环下垂系数和无功环积分系数；D_p和 J 为有功环阻尼和惯量系数；P_m 为有功-频率下垂控制得到的有功指令；u_{dq}、i_{dq} 分别为变流器端口电压、电感电流的 d/q 轴分量统一表示；i_{dq}^{ref}、$\bar{i}_{dq}^{ref}$ 分别为电感电流限流前参考值和限流后参考值；u_{mdq}、u_{mabc} 分别为 d/q 系和三相静止系下的变流器调制信号。

1.2 虚拟导纳电压控制

构网储能变流器的电压控制环采用虚拟导纳电压控制，如图 1 所示。虚拟导纳电压控制环节最早由参文[31]提出，其基于内模原理，在控制环中建立同步机定子绕组阻抗模型，并建立 VSG 内电势、端口电压与电流指令的关联。生成电流指令参考 i_{dq}^{ref} 送入限流环节和矢量电流内环以实现电流跟踪[32]。按照同步机电气模型表示方式的不同，虚拟导纳电压控制分为基于同步机动态电气模型如式(1)所示，以及基于准静态电气模型的电压控制，如式(2)所示。

$$\begin{bmatrix} i_d^{ref} \\ i_q^{ref} \end{bmatrix} = \frac{1}{sL_v + R_v}\left(\begin{bmatrix} E_d \\ E_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} -\omega L_v i_q^{ref} \\ \omega L_v i_d^{ref} \end{bmatrix}\right) \tag{1}$$

$$\begin{bmatrix} i_d^{ref} \\ i_q^{ref} \end{bmatrix} = \frac{1}{X_v^2 + R_v^2}\begin{bmatrix} R_v & X_v \\ -X_v & R_v \end{bmatrix} \cdot \left(\begin{bmatrix} E_d \\ E_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix}\right) \tag{2}$$

式中：R_v为虚拟电阻；L_v为虚拟电感；X_v为其对应的虚拟电抗，$X_v=\omega_0 L_v$，用于模拟同步发电机的同步电抗及电枢电阻[27]。两种控制方程的小信号对比显示，动态模型在采用较小的虚拟定子电阻时可能引入弱阻尼振荡，相比之下准静态模型在感性虚拟阻抗中有更好的动态性能和小信号稳定性，适用于更宽的阻抗参数范围[32]。虽然本文并不涉及小信号稳定性的分析，但后续针对暂态稳定性的分析验证

表 1 构网型储能变流器并网系统参数

Table 1 Parameters of the grid-forming converter

参数	数值
内电势 E/pu	1
输出电压 U/pu	1
限流阈值 I_{max}/pu	1.2
虚拟电阻 R_v/pu	0.138 5
虚拟电抗 X_v/pu	0.32
滤波电抗 X_f/pu	0.272
短路比	5
线路电阻 R_g/pu	0.034 6
线路电抗 X_g/pu	0.2

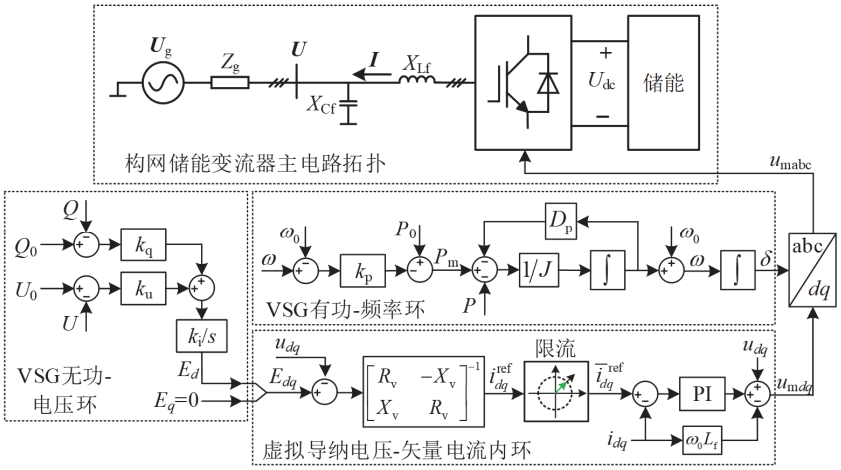


图 1　构网型储能变流器主电路拓扑及控制结构

Fig.1　Topology and control diagram of grid-forming energy storage converter

均基于式(2)展开。

1.3　幅值饱和限流策略

幅值饱和限流控制策略其结构如图 1 所示，在变流器的电压电流内环之间嵌入限幅环节，对 d/q 轴电流指令直接限幅从而达到限制输出电流的目的，在限流性能上通常优于虚拟阻抗限流[33]。本文主要讨论以 d 轴优先、相位优先和 q 轴优先为代表的幅值饱和限流策略。对于相位可调的限流策略，通过优化其饱和电流相位可实现自由度较高的限流和稳定性提升效果，本文不作重点讨论。

d 轴优先限流策略(d-priority current limiter, d-CL)在起效期间，优先保证 d 轴电流分量的正的电压电流常输出，以维持暂态期间变流器的有功输出能力。其限流相量图如图 2(a)所示，对应的限流特性表示为：

$$\begin{cases} \bar{i}_d^{\mathrm{ref}} = \begin{cases} i_d^{\mathrm{ref}}, & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right| > I_{\max} \text{且} \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right| < I_{\max} \\ I_{\max}\,\mathrm{sgn}\left(i_d^{\mathrm{ref}}\right), & \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right| \geq I_{\max} \end{cases} \\ \bar{i}_q^{\mathrm{ref}} = \begin{cases} \sqrt{I_{\max}^2 - \left(i_d^{\mathrm{ref}}\right)^2}, & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right| > I_{\max} \text{且} \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right| < I_{\max} \\ 0, & \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right| \geq I_{\max} \end{cases} \end{cases} \tag{3}$$

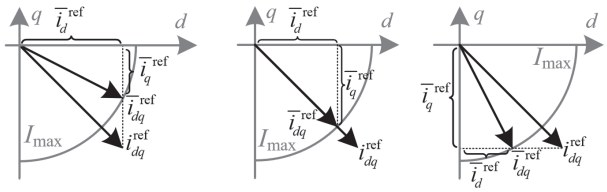
相位优先限流策略(phase-priority current limiter, ph-CL)起效期间，对 d/q 轴电流指令进行等比例限制，在不改变指令电流相位的同时限制其幅值于 $I_{\max}$，相量图如图 2(b)所示，对应限流特性表示为：

$$\begin{cases} \bar{i}_d^{\mathrm{ref}} = i_d^{\mathrm{ref}} \cdot \dfrac{I_{\max}}{\left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|} \\ \bar{i}_q^{\mathrm{ref}} = i_q^{\mathrm{ref}} \cdot \dfrac{I_{\max}}{\left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|} \end{cases}, \quad \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right| > I_{\max} \tag{4}$$

q 轴优先限流策略(q-priority current limiter, q-CL)在起效期间，优先保证变流器输出 q 轴电流分量，以维持暂态期间的无功输出能力。其限流相量图如图 2(c)所示，其限流特性表示为：

$$\begin{cases} \bar{i}_d^{\mathrm{ref}} = \begin{cases} \sqrt{I_{\max}^2 - \left(i_q^{\mathrm{ref}}\right)^2}, & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right| > I_{\max} \text{且} \left|i_q^{\mathrm{ref}}\right| < I_{\max} \\ 0, & \left|i_q^{\mathrm{ref}}\right| \geq I_{\max} \end{cases} \\ \bar{i}_q^{\mathrm{ref}} = \begin{cases} i_q^{\mathrm{ref}}, & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right| > I_{\max} \text{且} \left|i_q^{\mathrm{ref}}\right| < I_{\max} \\ I_{\max}\,\mathrm{sgn}\left(i_q^{\mathrm{ref}}\right), & \left|i_q^{\mathrm{ref}}\right| \geq I_{\max} \end{cases} \end{cases} \tag{5}$$

由于构网变流器单机并网系统一般表现为向电网输出有功功率，且通常发生网侧电压跌落的故障，因此图 2 中默认限流前 $i_d^{\mathrm{ref}} > 0$，$i_q^{\mathrm{ref}} < 0$，保持与理论分析和仿真结果一致。式(3)、(5)中，sgn 为符号函数。



(a) d 轴优先　(b) 相位优先　(c) q 轴优先

图 2　幅值饱和限流策略的 d/q 轴电流分量相量图

Fig.2　Phasor diagrams of d/q axis current reference for amplitude saturated current limiters

2　采用幅值饱和限流的构网型储能变流器电压源等效建模

针对幅值饱和限流控制的构网变流器，其暂态稳定性分析需要基于合理的等效建模。本章在回顾

限流控制的电流源模型的基础上，提出针对幅值饱和限流控制的电压源等效建模方法，推导不同限幅策略的电压源等效阻抗特性。

2.1 限流模式下的电流源模型回顾

由于构网变流器的暂态失稳过程时间尺度远慢于电压、电流内环和滤波元件的电磁暂态，因此为降低模型阶数，非限流模式下的构网变流器通常等效为忽略电压、电流环和滤波元件动态过程的大信号降阶模型，如图 3 所示。此时可由两电压源并联的功率传输方程推导构网变流器的有功功率-功角特性如式(6)。在并网点无直挂负载的情况下，可仅研究 *E*-*U* 部分并将式(6)化简表示为：

$$\begin{aligned} P=&(E^2R_{\mathrm{g}}+EU_{\mathrm{g}}(X_{\mathrm{v}}+X_{\mathrm{g}})\sin(\delta_{\mathrm{E}}-\delta_{\mathrm{g}})-\\ &EU_{\mathrm{g}}(R_{\mathrm{g}}-R_{\mathrm{v}})\cos(\delta_{\mathrm{E}}-\delta_{\mathrm{g}})-U_{\mathrm{g}}^2R_{\mathrm{v}})/\\ &((R_{\mathrm{v}}+R_{\mathrm{g}})^2+(X_{\mathrm{v}}+X_{\mathrm{g}})^2) \end{aligned} \tag{6}$$

$$P=\frac{E^2R_{\mathrm{v}}+EUX_{\mathrm{v}}\sin\delta-EUR_{\mathrm{v}}\cos\delta}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2} \tag{7}$$

式中：δ_{E} 和 δ_{g} 为内电势 E 和电网电压 U_{g} 关于公共坐标的相位，$\delta=(\delta_{\mathrm{E}}-\delta_{\mathrm{g}})$为内电势 E 到输出电压 U 的功角。

在幅值饱和限流下，已有的研究均将变流器等效为幅值为 $I_{\max}$，相位为 ϕ_{sat} 的理想电流源[14,23,25]，如图 4 所示。此时可推导限流期间变流器并网点向电网传输的有功功率为：

$$P=UI_{\max}\cos(\delta+\phi_{\mathrm{sat}}) \tag{8}$$

式中：ϕ_{sat} 表示饱和电流相位超前于以内电势 E 定向 *d* 轴的角度。为确定限流期间等效电流源的相位，多数文章将采用 *d* 轴优先限流的电流源相位认定为 0，采用 *q* 轴优先限流的电流源相位认定为−π/2，得到了基于 *d* 轴优先、*q* 轴优先策略的传输功率 $P_{d\text{-CL}}$、$P_{q\text{-CL}}$ 方程如式(9)所示，进而基于等面积定则分析电流源模型的系统暂态稳定性。

$$\begin{cases} P_{d\text{-CL}}=UI_{\max}\cos\delta \\ P_{q\text{-CL}}=UI_{\max}\cos(\delta-\pi/2) \end{cases} \tag{9}$$

然而，由 *d*/*q* 轴优先限流特性(3)、(5)可知，根据参考电流大小的不同，限流存在“一轴饱和，另一轴未饱和”的中间状态，此时的饱和电流相位 ϕ_{sat} 介于 0 和−π/2 之间，主流的分析方法存在误差。本文第 3 章将从功率特性的角度分析该误差对暂态稳定性的影响。

2.2 限流模式下的电压源等效建模

首先研究幅值饱和限流策略的饱和相位特性

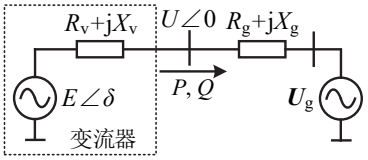


图 3 构网变流器并网系统非限流模式的电压源等效拓扑

Fig.3 Voltage source equivalent topology of GFM-VSC system in the absence of current limiters

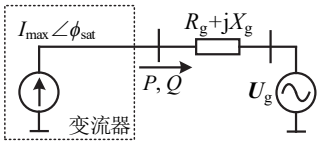


图 4 构网变流器并网系统限流模式的电流源等效拓扑

Fig.4 Current source equivalent topology of GFM-VSC system with current limiters

ϕ_{sat}，并基于此推导限流等效阻抗 Z_{eq}，建立限流模式下的构网变流器电压源等效模型。在图 1 所示的虚拟导纳电压内环控制中，变流器端电压 U 在非限流、限流模式下始终受控，因此在任一功角下，其 *d*/*q* 轴分量可表示为：

$$\begin{cases} u_d=U\cos\delta \\ u_q=-U\sin\delta \end{cases} \tag{10}$$

考虑图 3 的等效模型，由于所采用的虚拟导纳电压内环(2)模拟了变流器准静态定子电气模型，因此未触发限流时变流器的输出电流可根据等效电路直接得出。忽略电流内环跟踪动态并认定在未触发限流时，控制环电流参考 i_{dq}^{ref} 等于实际电流 I，因此 i_{dq}^{ref} 及其 *d*/*q* 轴分量 i_d^{ref}、i_q^{ref} 均可表示为系统参数 E、U、R_{v}、X_{v} 以及功角 δ 的函数，如式(11)、(12)所示。

$$\boldsymbol{I}=\frac{\boldsymbol{E}-\boldsymbol{U}}{R_{\mathrm{v}}+\mathrm{j}X_{\mathrm{v}}} \tag{11}$$

$$\begin{cases} I_d=i_d^{\mathrm{ref}}=\dfrac{(E-U\cos\delta)R_{\mathrm{v}}+U\sin\delta X_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2} \\ I_q=i_q^{\mathrm{ref}}=-\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\mathrm{v}}-U\sin\delta R_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2} \end{cases} \tag{12}$$

$$\phi_{\mathrm{sat}}=\arctan\left(\bar{i}_q^{\mathrm{ref}}\Big/\bar{i}_d^{\mathrm{ref}}\right) \tag{13}$$

将式(12)代入不同限流策略表达式(3)—(5)，同时考虑饱和电流相位(13)，即可得到 *d* 轴、相位和 *q* 轴优先限流下，限流后 *d*/*q* 轴饱和电流参考 $\bar{i}_{dq}^{\mathrm{ref}}$ 以及相位 ϕ_{sat} 关于系统参数的函数，如附录 B 所示。考虑暂态期间功角 δ 经历动态过程，在表 1 其他参数

不变的情况下，可绘制 ϕ_{sat} 关于 $\delta\in(0,180°)$的特性曲线，如图 5 所示。

图中看出，随着功角增大，采用 d 轴优先限流的变流器在限流触发后由限流前相位增大至 0°，对应 d/q 轴分量全部饱和，$|i_d^{ref}|=I_{max}$，$|i_q^{ref}|=0$，并在 $\delta>160°$时由 0 逐渐减小，对应$|i_d^{ref}|<I_{max}$，$|i_q^{ref}|>0$。采用 q 轴优先限流的变流器在限流触发后由限流前相位逐渐减小，对应$|i_d^{ref}|>0$，$|i_q^{ref}|<I_{max}$，并在 $\delta>90°$时减小至−90°，对应 d/q 轴分量全部饱和，$|i_d^{ref}|=0$，$|i_q^{ref}|=I_{max}$。采用相位优先限流的变流器在限流触发后，相位保持限流前不变。整体而言，在 $\delta\in(0,180°)$的功角范围，d 轴优先限流的 ϕ_{sat} 超前于相位优先，q 轴优先限流的 ϕ_{sat} 滞后于相位优先限流。

基于饱和电流相位 ϕ_{sat}-δ 特性进行限流等效阻抗推导。图 6 所示为限流控制下构网变流器的电压源等效模型，其中理想内电势 $E\angle\delta$、端口电压 $U\angle0$ 已知，R_{eq}、X_{eq} 表示除变流器虚拟阻抗之外的限流环节等效电阻和电抗。针对图 6 中 $E\angle\delta-U\angle0$ 部分，基于 KVL 可以得到：

$$\boldsymbol{E}-\boldsymbol{U}=Z_s\boldsymbol{I}_{max}\Leftrightarrow\frac{E-\left(U_d+\mathrm{j}U_q\right)}{R_v+R_{eq}+\mathrm{j}\left(X_v+X_{eq}\right)}=I_{max}\cos\phi_{sat}+\mathrm{j}I_{max}\sin\phi_{sat} \tag{14}$$

化简即可得到限流等效阻抗关于功角和饱和电流相位的表达式如式(15)所示。其中，$Y=E\sin\delta$，$Z=E\cos\delta-U$。基于表 1 的参数，可绘制系统在 $E=1$，$U=1$ 的额定工况下，3 种幅值饱和限流策略等效阻抗随功角变化的特性曲线如图 7 所示。

$$\begin{cases}X_{eq}=\left(Y\cos\left(\delta+\phi_{sat}\right)-Z\sin\left(\delta+\phi_{sat}\right)\right)/I_{max}-X_v\\ R_{eq}=\left(Z\cos\left(\delta+\phi_{sat}\right)+Y\sin\left(\delta+\phi_{sat}\right)\right)/I_{max}-R_v\end{cases} \tag{15}$$

进一步地，统一考虑变流器内部的虚拟阻抗和限流等效阻抗，推导 $Z_s=|Z_s|\angle\theta_s$ 形式的系统阻抗特性，如式(16)所示，式中 ϕ_{sat} 在不同限流策略下有不同的特性，对应式(13)和图 5。基于表 1 的参数绘制系统阻抗$|Z_s|\angle\theta_s$ 随 δ 变化的特性曲线如图 8 所示。由此即以不同形式建立了幅值饱和限流期间变流器等效为内电势 $\boldsymbol{E}$ 串联系统阻抗 Z_s 的电压源模型。

$$\begin{cases}\left|Z_s\right|=\sqrt{E^2+U^2-2EU\cos\delta}\,/I_{max}\\ \theta_s=\arctan\dfrac{U\sin\left(\delta+\phi_{sat}\right)-E\sin\phi_{sat}}{E\cos\phi_{sat}-U\cos\left(\delta+\phi_{sat}\right)}\end{cases} \tag{16}$$

2.3　基于等效阻抗的限流机理分析

基于表 1 的参数，从图 7 的等效阻抗 Z_{eq} 特性

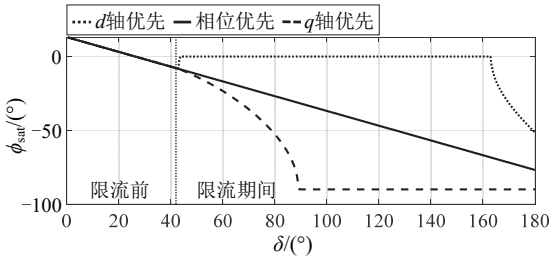


图 5　3 种幅值饱和限流策略的相位特性

Fig.5　Saturation current phase characteristics for three current limiters

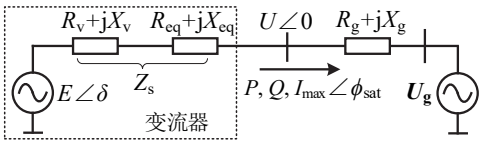


图 6　构网变流器并网系统限流模式的电压源等效拓扑

Fig.6　Voltage source equivalent topology of GFM-VSC system with current limiters

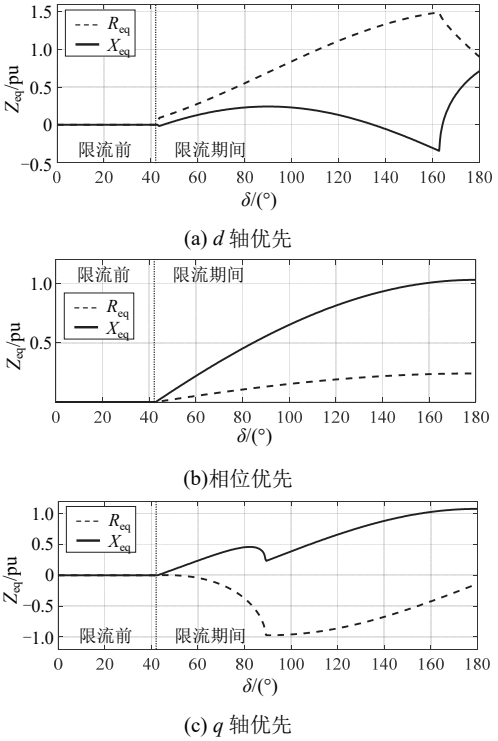


图 7　3 种限流策略下的等效阻抗 $Z_{eq}=R_{eq}+\mathrm{j}X_{eq}$ 特性曲线

Fig.7　Equivalent impedance $Z_{eq}=R_{eq}+\mathrm{j}X_{eq}$ characteristics of GFM-VSC with three current limiters

可以看到，3 种限流策略的等效阻抗幅值和相位随 δ 的暂态变化而改变。在考虑变流器虚拟电阻，且虚拟阻抗偏感性的情况下[32]，d 轴优先限流在 δ 较大范围($\delta<140°$)内表现为阻感性，$\delta>140°$时表现为阻容性；相位优先限流表现为阻感性，且等效为按 k_{lim}

成比例增大的 Z_v，其中 $k_{\lim}=\left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|/\left|\bar{i}_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|$ [28]；q 轴优先限流表现为负电阻-感性串联。

从图 8 的系统阻抗 Z_s 特性可总结出更清晰的结论。阻抗模值上，限流触发后，3 种限流策略的$|Z_s|$均以式(16)的趋势增大，意味着随着功角 δ 增大，限流前电流指令增加，限流策略需要以更大的$|Z_s|$使电流幅值维持于 $I_{\max}$，且与饱和电流相位 ϕ_{sat} 和具体限流策略无关。阻抗角上，对于 d 轴优先策略，随着 δ 增大，θ_s 由限流前的 $\theta_v+\theta_f$ 逐渐减小，其中 θ_v 为虚拟阻抗角，θ_f 为滤波电抗角。θ_s 与 ϕ_{sat} 的关系可解析地表示为：

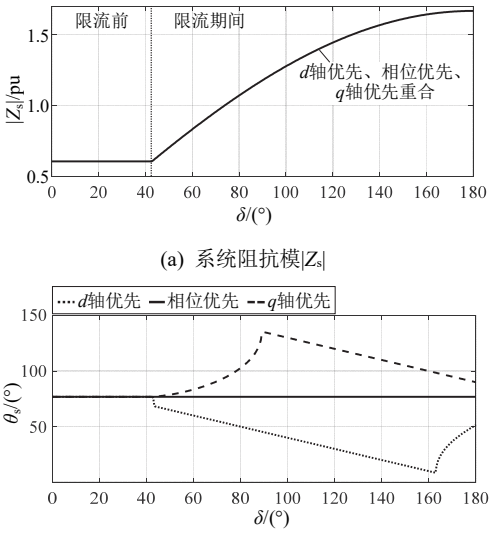
$$I_{\max}\angle\phi_{\mathrm{sat}}=\frac{E\angle\delta-U\angle 0}{Z_s\angle\theta_s}\Rightarrow\angle\phi_{\mathrm{sat}}=\frac{E\angle\delta-U\angle 0}{I_{\max}Z_s}\angle-\theta_s \tag{17}$$

参考式(17)与系统相量示意图 9，θ_s 减小，阻性增强时，ϕ_{sat} 增大且大于限流前相位，表明 d 轴优先策略通过使限流等效阻抗 Z_s 更偏阻性，调节饱和电流产生超前偏转至对齐 d 轴。图 10(a)展示了 δ=60°时采用 d-CL 的系统相量图。对于相位优先策略，系统阻抗角 θ_s 维持限流前的 $\theta_v+\theta_f$ 不变，即经过 ph-CL 环节后电流不发生附加相位偏转，饱和电流维持限流前不变。图 10(b)展示了 δ=60°时采用 ph-CL 的系统相量图。对于 q 轴优先策略，随着 δ 增大，θ_s 由限流前的 $\theta_v+\theta_f$ 先增大，对应 d 轴电流饱和、q 轴未饱和的情况；随着 δ 进一步增大，θ_s 逐渐减小但始终大于限流前 $\theta_v+\theta_f$，对应 q 轴电流饱和、d 轴电流为零的情况。参考式(17)与图 9，阻抗角增大，感性增强时，ϕ_{sat} 减小且小于限流前相位；当 ϕ_{sat} 减小至接近−π/2 时，限流等效阻抗只有呈现负阻性才能使相量图成立，表明 q 轴优先策略通过使限流等效阻抗更偏感性和负阻性，调节饱和电流产生滞后偏转至对齐 q 轴负半轴。图 11 展示了 δ=80°，120°时采用 q-CL 的系统相量图。

总而言之，基于虚拟导纳电压内环的构网变流器，幅值饱和限流环节通过调节变流器系统阻抗 Z_s(包含限流等效阻抗 Z_{eq}、虚拟阻抗 Z_v 和滤波电抗 X_f)的模值和阻抗角，进行变流器输出电流的限幅和相位偏转，实现对应的限流策略。其中$|Z_s|$主导电流限幅，$\angle\theta_s$ 主导相位偏转。

3 功率特性与暂态稳定性比较分析

本章在第 2 章基础上，进行构网型储能变流器在幅值饱和限流控制下的功率特性的推导和暂态稳定性比较分析。分析限流等效阻抗对变流器功率特性和暂态稳定性的影响机理，并给出参数影响分析。



(a) 系统阻抗模$|Z_s|$

(b) 系统阻抗角 θ_s

图 8 3 种限流策略下的系统阻抗$|Z_s|\angle\theta_s$特性曲线

Fig.8 System impedance $|Z_s|\angle\theta_s$ characteristics of GFM-VSC with three current limiters

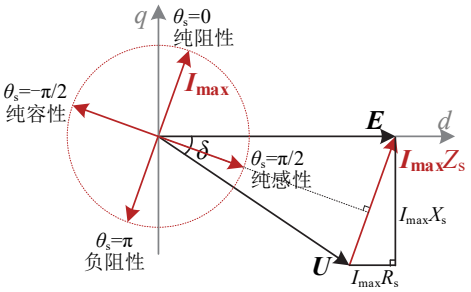
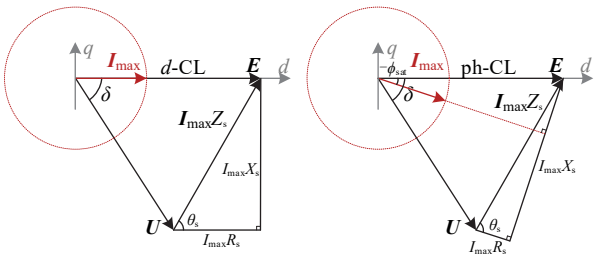


图 9 δ 固定，$|Z_s|\angle\theta_s$ 在不同特性下的系统相量示意图

Fig.9 System phasor diagram with fixed δ and different $|Z_s|\angle\theta_s$



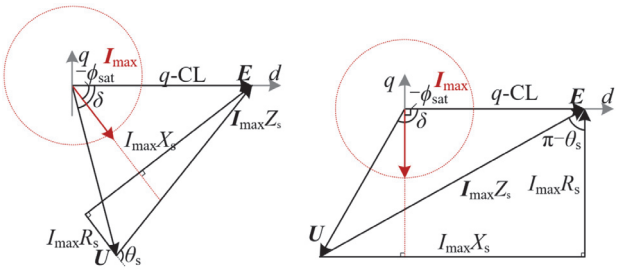
(a) d 轴优先 (b) 相位优先

图 10 d 轴优先、相位优先限流策略 δ=60°时的系统相量图

Fig.10 System phasor diagram with d-CL and ph-CL when δ=60°

3.1 限流模式下的功率特性与暂态稳定性分析

首先推导限流模式下的变流器功率特性。式(6)和(7)已经给出了变流器运行于非限流模式的电压



(a) δ=80°　(b) δ=120°

图 11　q 轴优先限流策略 δ=80°、120°时的系统相量图

Fig.11　System phasor diagram with q-CL when δ=80° and 120°

源控制下，系统的功率传输方程。基于第 2 章推导的系统电压源等效模型图 6，可直接给出电压源等效模型下变流器的有功功率传输方程，如式(18)所示。

$$P=(-U^2\left(R_{\mathrm{v}}+R_{\mathrm{eq}}\right)+EU\left(X_{\mathrm{v}}+X_{\mathrm{eq}}\right)\sin\delta+EU\left(R_{\mathrm{v}}+R_{\mathrm{eq}}\right)\cos\delta)\Big/\left(R_{\mathrm{s}}^2+X_{\mathrm{s}}^2\right) \tag{18}$$

在已知虚拟导纳电压控制下变流器的端电压 u_d、u_q(式(10))和 3 种限流策略的饱和电流参考 i_{dq}^{ref}、$\bar{i}_{dq}^{\mathrm{ref}}$ (式(3)—(5))的情况下，限流模式下的功率特性可同样根据有功功率定义(式(19))推导。

$$P=u_d\bar{i}_d^{\mathrm{ref}}+u_q\bar{i}_q^{\mathrm{ref}} \tag{19}$$

对于 d 轴优先限流，按照 d/q 轴电流分量的饱和情况分类，将式(3)和式(10)代入式(19)，变流器输出功率计算如式(20)。将饱和前 d/q 轴电流参考式(12)代入式(20)即可得到对应的功率特性。

$$P_{d\text{-CL}}=\begin{cases}U\cos\delta\cdot i_d^{\mathrm{ref}}-U\sin\delta\cdot\sqrt{I_{\max}^2-\left(i_d^{\mathrm{ref}}\right)^2}, \\ \qquad\qquad \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_d^{\mathrm{ref}}\right|<I_{\max} \\ U\cos\delta\cdot I_{\max}\operatorname{sgn}\left(i_d^{\mathrm{ref}}\right),\ \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases} \tag{20}$$

对于相位优先限流，d/q 轴电流分量同比例限幅，将式(4)和式(10)代入式(19)，变流器输出功率计算如式(21)。将式(12)代入即可得到对应的功率特性。

$$P_{\text{ph-CL}}=\frac{UI_{\max}}{\left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|}\left(i_d^{\mathrm{ref}}\cos\delta-i_q^{\mathrm{ref}}\sin\delta\right) \tag{21}$$

对于 q 轴优先限流，同样按照 d/q 电流分量饱和情况分类，将式(5)和式(10)代入式(19)，变流器输出功率计算如式(22)。将式(12)代入即可得到对应的功率特性。

$$P_{q\text{-CL}}=\begin{cases}U\cos\delta\cdot\sqrt{I_{\max}^2-\left(i_q^{\mathrm{ref}}\right)^2}-U\sin\delta\cdot i_q^{\mathrm{ref}}, \\ \qquad\qquad \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_q^{\mathrm{ref}}\right|<I_{\max} \\ -U\sin\delta\cdot I_{\max}\operatorname{sgn}\left(i_q^{\mathrm{ref}}\right),\left|i_q^{\mathrm{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases} \tag{22}$$

对于功率方程式(18)，代入已经得到的阻抗特性式(15)、(16)，同时考虑 3 种限流策略下的 ϕ_{sat} 特性，即可化简并证明电压源功率特性与电流源本质功率特性的等效性。

基于推导所得功率特性，代入表 1 参数，可绘制出 3 种限流策略的有功功率 P-δ 在 $\delta\in$(0,360°)的特性曲线，如图 12 所示。其中 δ_{S}、δ_{U} 分别为 $P(\delta)$ 与 P_0 交点对应的稳定平衡点和不稳定平衡点的功角。在构网变流器单机系统中，研究 P>0 的部分已经足以用于衡量系统的首摆稳定性问题，因此在图 12 中仅需关注 $\delta\in$(0,180°)的功率特性曲线。基于 Lyapunov 直接法，P 与功率参考 P_0 所围成面积等效于系统的暂态稳定裕度。又由故障限流触发条件 $I=\left|\bar{i}_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}$ 可知，3 种限流策略的限流触发点(功率特性切换点)位置相同[21]，因此功角差($\delta_{\mathrm{U}}-\delta_{\mathrm{S}}$)大小，定义为最大允许功角摆动角度(maximum allowable angle swing, MA^{2}S)，可用于判定系统故障后限流期间的暂态稳定裕度[27]。

分析图 12 所示结果，由于幅值饱和限流策略的引入，限流后变流器的功率特性相较未引入限流均有较大程度改变，其中 d 轴优先和相位优先的 MA^{2}S 有显著缩小，表明幅值饱和限流策略将一定程度上减小系统的暂态稳定裕度。横向比较 3 种限流策略，在表 1 所示参数一致的情况下，q 轴优先策略具有最大的 MA^{2}S，相位优先次之，d 轴优先策略的 MA^{2}S 最小。因此对应到单机并网系统，构网型储能变流器采用 q 轴优先限流能够获得最大的 CCT，在故障切除时刻相同的情况下，采用 q 轴优先策略具有最大的减速面积，变流器更能趋向稳定。

3.2　基于限流等效阻抗的功率特性和暂态稳定性影响机理分析

由 2.3 节分析，幅值饱和限流本质上通过改变限流等效阻抗 Z_{eq} 和变流器系统阻抗 Z_{s} 实现电流限制，因此需探索限流等效阻抗对功率特性的影响机理。由电压源模型的功率传输方程(18)进一步化简，并考虑本文所研究 E=1，U=1 的额定工况下限流功率特性，可得到包含系统阻抗参数$|Z_{\mathrm{s}}|\angle\theta_{\mathrm{s}}$ 的功率传

输方程如式(23)所示，其中 θ_s 包含了不同限流策略的信息。

$$P=\frac{EU\cos(\theta_s-\delta)-U^2\cos\theta_s}{Z_s}=\frac{2}{Z_s}\sin\left(\theta_s-\frac{\delta}{2}\right)\sin\frac{\delta}{2}=\frac{2}{Z_s}A\sin\frac{\delta}{2},\ A=\sin\left(\theta_s-\frac{\delta}{2}\right) \tag{23}$$

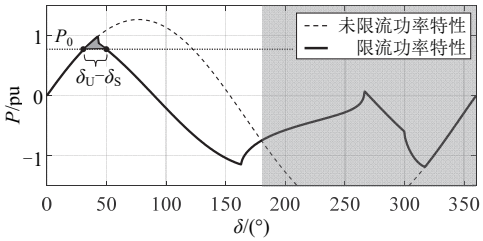
式中：$\delta/2\in(0,90°)$，$\sin(\delta/2)>0$，因此仅需分析 A 在不同限流策略对应 θ_s 下的大小趋势。参考图 8，绘制在 θ_s=40°(对应 d 轴优先)、77°(对应相位优先)、130°(对应 q 轴优先)下，$\delta\in(0,180°)$时 $\sin(\theta_s-\delta/2)$的波形，如图 13 所示。图中可看出，当功角 $\delta>\delta_{th}$(δ_{th}为 $\sin(77°-\delta/2)$与 $\sin(130°-\delta/2)$交点对应临界功角)时，对于相同的 δ 和 Z_s，均有 $A_{q\text{-CL}}>A_{\text{ph-CL}}>A_{d\text{-CL}}$。参考图 8，随着暂态期间功角变化和限流加深，$d$-CL 的 θ_s 减小，对应图 13 中曲线下移，q-CL 的 θ_s 增大，对应曲线上移，ph-CL 的 θ_s 不变，因此对于 $\delta>\delta_{th}$ 始终存在 $A_{q\text{-CL}}>A_{\text{ph-CL}}>A_{d\text{-CL}}$，且 δ_{th} 保持在较小的角度。由此可认定，在 $\delta\in(0,180°)$且限流触发后的大部分功角范围，均有 $P_{q\text{-CL}}>P_{\text{ph-CL}}>P_{d\text{-CL}}$ 成立，因此采用 q 轴优先限流的变流器具有更大的暂态稳定裕度。

参考图 12 的功率特性和上述分析可总结得到，幅值饱和限流通过改变限流等效阻抗的模值$|Z_s|$实现变流器输出电流限幅，改变限流等效阻抗的阻抗角 θ_s 实现输出电流相位偏转。阻抗角 θ_s 小于限流前虚拟阻抗角时，功率特性曲线下移，MA^{2}S 减小；阻抗角 θ_s 大于限流前虚拟阻抗角时，功率特性曲线上移，MA^{2}S 增大。在限流触发期间，d 轴优先限流策略减小了系统 θ_s，导致其具有较小的暂态稳定裕度，q 轴优先策略增大了系统 θ_s，具有较大的暂态稳定裕度。

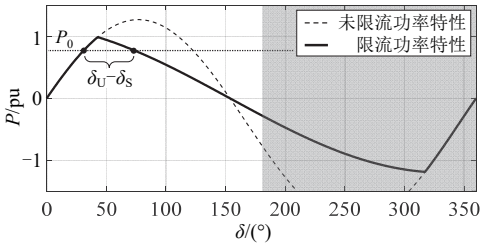
3.3 参数影响分析

3.3.1 饱和电流相位 ϕ_{sat} 的影响

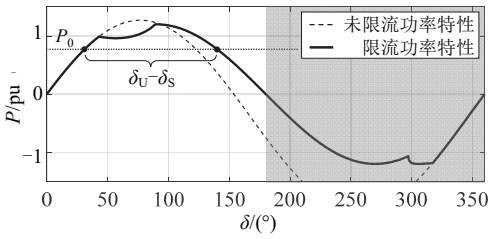
由前文所述，在 d/q 轴优先限流策略中，不同 d/q 轴电流参考的饱和状态影响了饱和电流相位角的大小。在 d-CL 中可能存在 q 轴饱和且 d 轴未饱和的状态，此时 $\phi_{sat}\neq0$，在 q-CL 中可能存在 d 轴饱和且 q 轴未饱和的状态，此时 $\phi_{sat}\neq-\pi/2$，因此传统将 ϕ_{sat} 固定于 0 或$-\pi/2$ 并以电流源分析的方法存在误差。图 14 给出了 d/q 轴优先策略下，固定 ϕ_{sat} 与 ϕ_{sat} 随限流变化的功率特性曲线，其中在表 1 参数中更改 R_v 为 0.1 倍以清晰展示 ϕ_{sat} 影响。以 q 轴优先策略为例，考虑 U_g 发生接地短路后故障清除，当采用随限流变化的 ϕ_{sat} 分析时，故障后运行点经历 A-B-C-D$_2$-E-A 的暂态过程，暂态期间，虚拟转子加速面积为 S_{ABCC1}，减速面积为 S_{D2C1E1E}。当限流期间采用 ϕ_{sat} 固定为$-\pi/2$ 分析时，故障后运行点经历 A-B-C-D$_1$-E$_1$-A 的过程，减速面积缩小为 S_{D1C1E1E}。因此采用 ϕ_{sat} 固定$-\pi/2$ 的分析方法将得出暂态稳定裕度较小和 CCT 较小的结论，保守性较高。同时，ϕ_{sat} 固定于$-\pi/2$ 的实际 q-CL 策略还将导致限流触发瞬间(S 点)的电流相位跳变，以及故障恢复和限流退



(a) d 轴优先



(b) 相位优先



(c) q 轴优先

图 12 3 种幅值饱和限流策略的有功功率特性曲线

Fig.12 P-δ characteristic curves for three current limiters

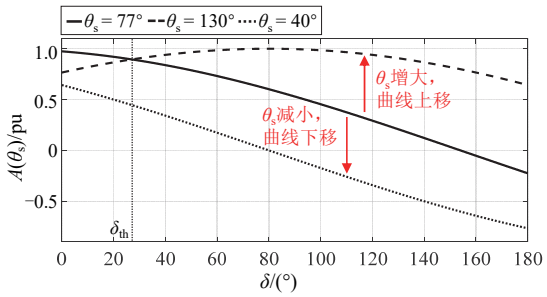
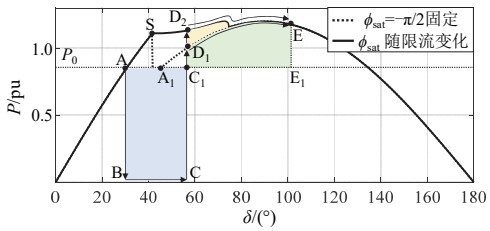
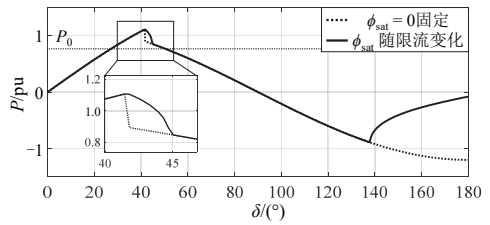


图 13 不同 θ_s 下，$\delta\in(0,180°)$时 $A(\theta_s)$波形比较

Fig.13 $A(\theta_s)$ comparison with $\delta\in(0,180°)$ and different θ_s



(a) q 轴优先



(b) d 轴优先

图 14　d/q 轴优先限流的不同 ϕ_{sat} 下功率特性曲线

Fig.14　The P-δ curves for d-CL and q-CL with different ϕ_{sat}

出过程中可能闩锁于附加平衡点 A_1，如图 14(a)所示。图 14(b)对比了固定于 0 与变化两种情况的 d-CL 功率特性，得出结论与 q-CL 相同。

3.3.2　虚拟阻抗角 θ_v 的影响

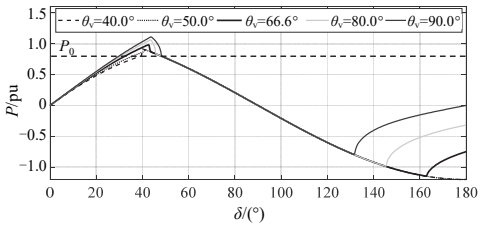
图 15 进一步讨论了变流器功率特性曲线随固有虚拟阻抗角 θ_v 的变化。从变化趋势可看出：首先，虚拟阻抗角 θ_v 的增大使 q 轴优先策略的“单轴饱和”状态对应功角范围变窄，因此采用传统固定 ϕ_{sat} 分析方法的误差将缩小。其次，更大的 θ_v(阻抗更偏感性)使功率特性曲线抬升，MA²S 增大，系统暂态稳定裕度提升。这佐证了 3.2 节中限流等效阻抗对功率特性的影响结论：d-CL 等效最小的系统阻抗角 θ_s 和最弱的感性，对应最小的暂稳裕度，q-CL 的 θ_s 最大，感性最强，对应最大的暂稳裕度。再次，θ_v 的参数影响结论同样可指导虚拟阻抗限流和混合限流策略的参数设计：强感性的虚拟阻抗将使构网变流器具备更强的限流后暂态稳定性。

4　仿真验证

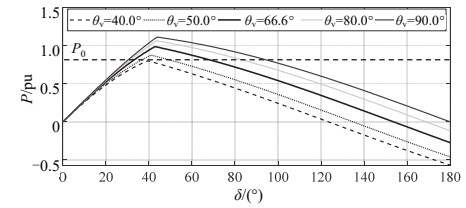
本章基于 MATLAB/Simulink 环境，搭建构网型储能变流器单机并网仿真模型，对本文所提幅值饱和限流控制的电压源模型等效性、功率特性以及暂态稳定性进行了仿真验证。主电路模型采用图 1 的拓扑结构与表 1 所示的参数。

4.1　功率特性验证

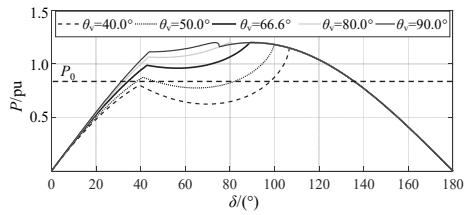
基于本文所提限流控制的电压源分析方法，首先验证系统的限流功率特性。设置变流器有功环功



(a) d 轴优先



(b) 相位优先



(c) q 轴优先

图 15　3 种限流策略在不同 θ_v 下的功率特性曲线

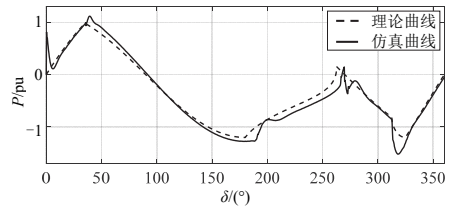
Fig.15　The P-δ curves for three current limiters with different θ_v

率参考 P_0=3 pu 从而强制系统功角失稳，记录运行点在 $\delta\in(0,180°)$期间的轨迹即可绘制系统的实际功率特性，与理论计算特性对比如图 16 所示。可以看到，3 种限流策略的理论与实际功率特性曲线基本相符，显示了较好的建模准确度。表 2 的 MA²S 数值比较同样表明，理论与仿真结果在暂态稳定裕度上显示了较好的一致性。仿真曲线的少许波动与偏差来源于电流内环和电磁原件的暂态过程，以及限流环节状态跳变引发的系统振荡。

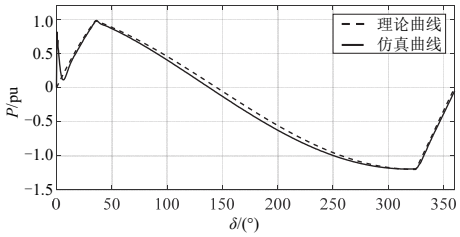
4.2　暂态稳定性验证

进一步对所示系统进行基于时域的电磁暂态仿真，以对比 3 种限流策略的暂态稳定性能，并验证本文结论的正确性。

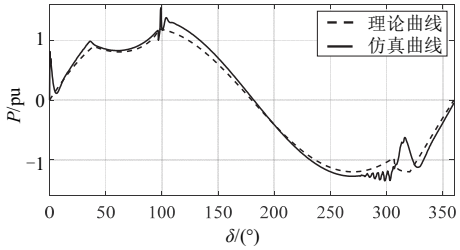
在所示系统中设置 t=5 s，发生跌落深度 70% 的电网电压三相对称跌落以模拟系统故障，故障持续时间 0.7 s 后恢复。系统故障期间变流器维持有功功率参考 P_0=0.8 pu 不变。图 17 所示为采用 3 种限流策略的系统功角和角频率暂态波形。由图中可见，变流器实际功率随电压跌落而降低，变流器虚拟转子受有功-频率控制的摆动特性影响而经历加速过



(a) d 轴优先



(b) 相位优先



(c) q 轴优先

图 16 3 种限流策略的功率特性曲线理论与仿真对比

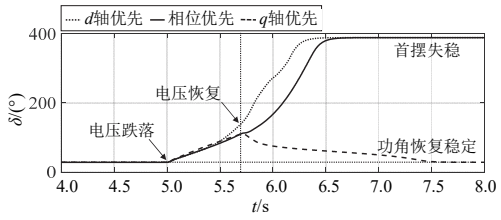
Fig.16 Simulation and theoretical comparisons of P-δ curves for three current limiters

表 2 3 种限流策略的最大允许功角摆动理论与仿真对比

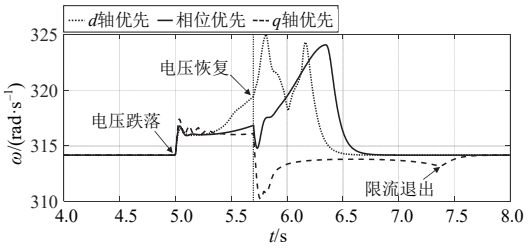
Table 2 Simulation and theoretical comparisons of MA^2S for three current limiters

限流策略	MA^2S/(°)	
	理论结果	仿真结果
d 轴优先	22.3	26.6
相位优先	35.4	30.3
q 轴优先	112.1	117.1

程，频率和功角增大，与此同时变流器输出电流增大并触发限流控制，系统运行点按照限流后功率曲线移动。t=5.7 s 电压恢复模拟故障清除，此时采用 d 轴优先和相位优先限流的变流器的频率和功角无法恢复故障前状态，虚拟转子持续加速后发生首摆失稳，采用 q 轴优先限流的变流器功角和频率经历波动并减速，在 t=7.4 s 限流退出后稳定于故障前状态。在图 17(a)的功角波形中，采用 q 轴优先限流的变流器功角最大偏离约为 87.9°，小于理论分析的 MA^2S 结果，表明仿真结果与理论分析中 q 轴具有最大 CCT 的结论显示了较好的一致性。



(a) 3 种限流策略的功角波形



(b) 3 种限流策略的频率波形

图 17 构网储能变流器并网系统暂态响应时域波形

Fig.17 Time-domain waveforms for GFM-VSC system

5 结论

本文针对采用虚拟导纳电压控制的构网型储能变流器，其幅值饱和限流策略对暂态稳定性的影响机理展开研究，提出了幅值饱和限流的电压源等效模型，并分析了限流等效阻抗对 d 轴/相位/q 轴优先限流下变流器的功率特性和暂稳性影响机理。仿真结果验证了本文理论的正确性。

本文得出的主要结论如下所述。

1）基于电压源等效模型的限流机理在于：对于采用虚拟导纳电压内环的构网变流器，幅值饱和限流策略通过调节变流器系统阻抗 Z_s 的模值和阻抗角，进行变流器输出电流的限幅和相位偏转，实现对应的 d 轴/相位/q 轴优先限流策略。

2）基于电压源等效模型的暂态稳定性影响机理在于：幅值饱和限流策略通过改变限流等效阻抗角 θ_s 实现 $\delta\in(0,180°)$的限流触发区间功率特性曲线的上下移动，d 轴优先相对相位优先策略减小了系统 θ_s，使功率特性曲线下移，呈现最小的暂态稳定裕度；q 轴优先相对相位优先策略增大了系统 θ_s，使功率特性曲线上移，呈现最大的暂态稳定裕度；

3）假设 d/q 轴优先分析方法的饱和电流相位 ϕ_{sat} 分别固定于 0 和$-\pi/2$ 会导致所分析出的暂态稳定域和理论 CCT 偏小。增大变流器虚拟阻抗角将缩小 ϕ_{sat} 固定方法的分析误差，同时增大限流期间变流器的暂态稳定裕度。

4）本文对幅值饱和限流的电压源等效分析方

法，可应用于虚拟阻抗限流和混合限流策略的参数设计，并便于多机并联网络的电压源等效和暂稳性分析，是下一步的研究内容。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献　References

[1] 苏　南. “十五五”新能源装机有望再次翻番[N]. 中国能源报，2025-07-28(007).
SU Nan. “14th Five-Year Plan” new energy installed capacity is expected to double again[N]. China Energy News, 2025-07-28(007).

[2] 韩如磊，樊子铭，王　粟，等. 新型电力系统惯量支撑和调频响应特性典型建模综述[J]. 电工电能新技术，2023，42(11)：67-83.
HAN Rulei, FAN Ziming, WANG Su, et al. Review of typical modeling for inertial support and frequency regulation response characteristics of new-type power system[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2023, 42(11): 67-83.

[3] 陈　兵，李　群，王　旭，等. 虚拟磁链定向下构网型变流器滑模控制[J]. 电工电能新技术，2024，43(10)：102-112.
CHEN Bing, LI Qun, WANG Xu, et al. Sliding mode control strategy of grid-forming converters via virtual flux orientation[J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2024, 43(10): 102-112.

[4] 黄　萌，凌扬坚，耿　华，等. 功率同步控制的构网型变流器多机交互分析与稳定控制研究综述[J]. 高电压技术，2023，49(11)：4571-4583.
HUANG Meng, LING Yangjian, GENG Hua, et al. An overview on multi-VSCs interaction analysis and stability controls of grid-forming converters with power synchronization control[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(11): 4571-4583.

[5] 舒印彪，汤　涌，张正陵，等. 欧洲伊比利亚半岛电网“4.28”大停电事故分析及启示[J]. 中国电机工程学报，2025，45(17)：6603-6611.
SHU Yinbiao, TANG Yong, ZHANG Zhengling, et al. Analysis and lessons of the April 28, 2025 blackout in the Iberian Peninsula power system[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(17): 6603-6611.

[6] POPELLA H, HENNIG T, KAISER M, et al. Necessary development of inverter-based generation with grid forming capabilities in Germany[C]//Proceedings of the 20th International Workshop on Large-Scale Integration of Wind Power into Power Systems as Well as on Transmission Networks for Offshore Wind Power Plants. IET. [S.l.]: IET, 2021: 125-129.

[7] Grid code (GC) Issue 6[EB/OL]. Revision 16, 2023[2024-03-12]. https://www. nationalgrideso. com/document/162271/download.

[8] 张　宇，蔡　旭，张　琛，等. 并网变换器的暂态同步稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报，2021，41(5)：1687-1701.
ZHANG Yu, CAI Xu, ZHANG Chen, et al. Transient synchronization stability analysis of voltage source converters: a review[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(5): 1687-1701.

[9] 杨银国，戴耀辉，陆秋瑜，等. 虚拟同步发电机暂态全局稳定分析与阻尼调制方法[J]. 高电压技术，2023，49(6)：2505-2515.
YANG Yinguo, DAI Yaohui, LU Qiuyu, et al. Transient global stability analysis and damping tuning method of virtual synchronous generator[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(6): 2505-2515.

[10] 刘　航，王　跃，刘永慧，等. 基于定量设计虚拟阻抗的 VSG 低电压穿越策略[J]. 高电压技术，2022，48(1)：245-256.
LIU Hang, WANG Yue, LIU Yonghui, et al. The LVRT strategy for VSG based on the quantitatively designed virtual impedance[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 245-256.

[11] HOOSHYAR A, IRAVANI R. Microgrid protection[J]. Proceedings of the IEEE, 2017, 105(7): 1332-1353.

[12] 中关村储能产业技术联盟. 构网型储能变流器技术规范：T/CNESA 1008—2023[S]. 北京：中国标准出版社，2023.
China Energy Storage Alliance. Technical specification for grid-forming power conversion system of energy storage systems: T/CNESA 1008—2023[S]. Beijing, China: Standards Press of China, 2023.

[13] 新疆维吾尔自治区发展和改革委员会. 关于组织上报 2023 年独立新型储能建设方案的通知[EB/OL]. (2023-07-10)[2024-02-20]. http://www.chinapower. com.cn/chuneng/dongtai1/20230717/208950. html.
Xinjiang Uyghur Autonomous Region Development and Reform Commission. Notice on organizing the submission of independent new energy storage construction plans for 2023[EB/OL]. (2023-07-10)[2024-02-20]. http://www.chinapower.com.cn/chuneng/dongtai1/20230717/208950. html.

[14] ROKROK E, QORIA T, BRUYERE A, et al. Transient stability assessment and enhancement of grid-forming converters embedding current reference saturation as current limiting strategy[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2022, 37(2): 1519-1531.

[15] 付熙坤，黄　萌，凌扬坚，等. 功率耦合和电流限幅影响下构网型变流器的暂态同步稳定分析[J]. 中国电机工程学报，2024，44(7)：2815-2824.
FU Xikun, HUANG Meng, LING Yangjian, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-forming converter influenced by power-coupling and current-limiting[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(7): 2815-2824.

[16] PAN D H, WANG X F, LIU F C, et al. Transient stability of voltage-source converters with grid-forming control: a design-oriented study[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(2): 1019-1033.

[17] HUANG L B, XIN H H, WANG Z, et al. Transient stability analysis and control design of droop-controlled voltage source converters considering current limitation[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(1): 578-591.

[18] ME S P, RAVANJI M H, LEONARDI B, et al. Transient stability analysis of virtual synchronous generator equipped with quadrature-prioritized current limiter[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2023, 38(9): 10547-10553.

[19] ESKANDARI M, SAVKIN A V. On the impact of fault ride-through on transient stability of autonomous microgrids: nonlinear analysis and solution[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2021, 12(2): 999-1010.

[20] FAN B, WANG X F. Fault recovery analysis of grid-forming inverters with priority-based current limiters[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2023, 38(6): 5102-5112.

[21] LYU X, DU W, MOHIUDDIN S M, et al. Criteria for grid-forming inverters transitioning between current limiting mode and normal operation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2024, 39(4): 6107-6110.

[22] 李　岩，赵仕兴，蔡东晓，等. 限流约束下构网型新能源经柔性直流送出系统暂态同步稳定性分析[J]. 高电压技术，2025，51(9)：4520-4531.
LI Yan, ZHAO Shixing, CAI Dongxiao, et al. Transient synchronous stability of the grid-forming new energy delivery system via VSC-HVDC with current restriction[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(9): 4520-4531.

[23] LUO C, CHEN Y D, LIAO S H, et al. Design-oriented analysis and

transient control for VSG with current saturation unit[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2025, 40(1): 2472-2483.

[24] WANG P B, LI S G, WANG W, et al. A transient stability-enhanced method for grid-forming VSCs considering the current limiting algorithm[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2025, 61(1): 383-394.

[25] XIN H H, HUANG L B, ZHANG L Q, et al. Synchronous instability mechanism of P-f droop-controlled voltage source converter caused by current saturation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 31(6): 5206-5207.

[26] FAN B, WANG X F. Equivalent circuit model of grid-forming converters with circular current limiter for transient stability analysis[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2022, 37(4): 3141-3144.

[27] ZHANG Y, ZHANG C, YANG R X, et al. Current-constrained power-angle characterization method for transient stability analysis of grid-forming voltage source converters[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2023, 38(2): 1338-1349.

[28] ZHAN L, HU B, CHEN L, et al. Transient stability enhancement of current limited-GFM inverters based on varying virtual impedance[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(12): 15946-15958.

[29] SAFFAR K G, DRISS S, AJAEI F B. Impacts of current limiting on the transient stability of the virtual synchronous generator[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2023, 38(2): 1509-1521.

[30] XU T Y, JIANG S, KONSTANTINOU G. Impact of current limiting design on the transient stability of grid-forming converters[C]//2024 IEEE 34th Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC). Sydney, Australia: IEEE, 2024: 1-6.

[31] HIRASE Y, ABE K, SUGIMOTO K, et al. A grid-connected inverter with virtual synchronous generator model of algebraic type[J]. Electrical Engineering in Japan, 2013, 184(4): 10-21.

[32] MO O, D'ARCO S, SUUL J A. Evaluation of virtual synchronous machines with dynamic or quasi-stationary machine models[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(7): 5952-5962.

[33] QORIA T, GRUSON F, COLAS F, et al. Current limiting algorithms and transient stability analysis of grid-forming VSCs[J]. Electric Power Systems Research, 2020, 189: 106726.



厉　璇

1989—，女，硕士，教授级高工

主要从事构网装备开发，柔性直流输电，新能源发电与储能，电力系统分析方面的研究工作

E-mail: xuan-li@sgcc.com.cn

LI Xuan

Professor



刘永慧(通信作者)

1990—，女，博士，助理教授，硕导

主要从事构网变流器、柔性直流输电、新能源发电与储能等方面的研究工作

E-mail: yh.liu@xjtu.edu.cn

LIU Yonghui

Ph.D.

Corresponding author

收稿日期　2025-11-03　修回日期　2026-01-23　　编辑　陈　蔓

附录 A

表 1　符号变量表

Table 1　Nomenclature

符号	变量名称	符号	变量名称
$\boldsymbol{E}$	变流器内电势(相量)	D_{p}, J	有功环阻尼和惯量系数
$\boldsymbol{U}$	变流器输出电压(相量)	P_{m}	有功下垂控制输出指令
$\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}$	电网电压(相量)	$P_{d\text{-CL}}, P_{\text{ph-CL}}, P_{q\text{-CL}}$	采用 d 轴、相位、q 轴优先限流的有功功率特性
U_{dc}	变流器直流侧电压	$P_{\max}$	最大可传输有功功率
$\boldsymbol{I}_{\max}$	限流阈值(相量)	δ_{th}	功角特性曲线判定临界功角
R_{v}	虚拟电阻	$A, A_{q\text{-CL}}, A_{\text{ph-CL}}, A_{d\text{-CL}}$	功角特性曲线判定中间变量
X_{v}	虚拟电抗	u_{dq}, i_{dq}	变流器端口电压、电感电流 d/q 轴分量
Z_{v}	虚拟阻抗	$i_{dq}^{\mathrm{ref}}, \bar{i}_{dq}^{\mathrm{ref}}$	电感电流限流前、限流后参考值 d/q 轴分量统一表示
X_{Lf}	滤波感抗	$i_d^{\mathrm{ref}}, \bar{i}_d^{\mathrm{ref}}, i_q^{\mathrm{ref}}, \bar{i}_q^{\mathrm{ref}}$	电感电流限流前、限流后参考值 d/q 轴分量分别表示
X_{Cf}	滤波容抗	$\boldsymbol{i}^{\mathrm{ref}}, \bar{\boldsymbol{i}}^{\mathrm{ref}}$	电感电流限流前、限流后参考值(相量)
R_{g}	线路电阻	$u_{mdq}, u_{\mathrm{mabc}}$	变流器 d/q 系、静止坐标系下调制信号
X_{g}	线路电抗	$\delta, \delta_{\mathrm{E}}, \delta_{\mathrm{g}}$	功角、内电势相位角、电网电压相位角
Z_{g}	线路阻抗	ϕ_{sat}	饱和电流相位
ω, ω_0	角频率实际值与参考值	$Z_{\mathrm{eq}}, Z_{\mathrm{eq}}$	限流等效阻抗与限流等效阻抗模
P, P_0	有功功率实际值与参考值	Z_{s}	系统阻抗
Q, Q_0	无功功率实际值与参考值	$\lvert Z_{\mathrm{s}}\rvert\angle\theta_{\mathrm{s}}$	系统阻抗模与阻抗角
E_d, E_q	变流器内电势 d/q 轴分量	$\theta_{\mathrm{v}}, \theta_{\mathrm{f}}$	虚拟阻抗角、滤波阻抗角
U_0	变流器端口电压幅值参考	$\lvert Z_{\mathrm{s}}\rvert\angle\theta_{\mathrm{s}}$	系统阻抗模与阻抗角
$k_{\mathrm{p}}, k_{\mathrm{q}}, k_{\mathrm{u}}, k_{\mathrm{i}}$	有功、无功、电压下垂系数，无功环积分系数		

附录 B

d 轴优先、相位优先、q 轴优先限流策略下的 d/q 轴饱和电流参考表达式分别如(B1)、(B2)、(B3)所示。

$$\bar{i}_d^{\mathrm{ref}}=\begin{cases}i_d^{\mathrm{ref}}=\dfrac{(E-U\cos\delta)R_{\mathrm{v}}+U\sin\delta X_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2} & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_d^{\mathrm{ref}}\right|<I_{\max}\\ I_{\max}\operatorname{sgn}\left((E-U\cos\delta)R_{\mathrm{v}}+U\sin\delta X_{\mathrm{v}}\right) & \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases}$$

$$\bar{i}_q^{\mathrm{ref}}=\begin{cases}\sqrt{I_{\max}^2-\left(\dfrac{(E-U\cos\delta)R_{\mathrm{v}}+U\sin\delta X_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2}\right)^2} & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_d^{\mathrm{ref}}\right|<I_{\max}\\ 0 & \left|i_d^{\mathrm{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases}\tag{B1}$$

$$\begin{cases}\bar{i}_d^{\mathrm{ref}}=\dfrac{(E-U\cos\delta)R_{\mathrm{v}}+U\sin\delta X_{\mathrm{v}}}{\sqrt{\left(R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2\right)\left(E^2+U^2-2EU\cos\delta\right)}}\cdot I_{\max}\\ \bar{i}_q^{\mathrm{ref}}=-\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\mathrm{v}}-U\sin\delta R_{\mathrm{v}}}{\sqrt{\left(R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2\right)\left(E^2+U^2-2EU\cos\delta\right)}}\cdot I_{\max}\end{cases},\ \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\tag{B2}$$

$$\bar{i}_d^{\mathrm{ref}}=\begin{cases}\sqrt{I_{\max}^2-\left(\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\mathrm{v}}-U\sin\delta R_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2}\right)^2} & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_q^{\mathrm{ref}}\right|<I_{\max}\\ 0 & \left|i_q^{\mathrm{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases}$$

$$\bar{i}_q^{\mathrm{ref}}=\begin{cases}i_q^{\mathrm{ref}}=-\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\mathrm{v}}-U\sin\delta R_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2} & \left|i_{dq}^{\mathrm{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_q^{\mathrm{ref}}\right|<I_{\max}\\ I_{\max}\operatorname{sgn}\left(-\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\mathrm{v}}-U\sin\delta R_{\mathrm{v}}}{R_{\mathrm{v}}^2+X_{\mathrm{v}}^2}\right) & \left|i_q^{\mathrm{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases}\tag{B3}$$

d 轴优先、相位优先、q 轴优先限流策略下的饱和电流相位表达式分别如(B4)、(B5)、(B6)所示。

$$\phi_{\text{sat}}^{d\text{-CL}}=\begin{cases}\arctan\left\{\dfrac{\left(R_{\text{v}}^2+X_{\text{v}}^2\right)\sqrt{I_{\max}^2-\left(\dfrac{(E-U\cos\delta)R_{\text{v}}+U\sin\delta X_{\text{v}}}{R_{\text{v}}^2+X_{\text{v}}^2}\right)^2}}{(E-U\cos\delta)R_{\text{v}}+U\sin\delta X_{\text{v}}}\right\} & \left|i_{dq}^{\text{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_d^{\text{ref}}\right|<I_{\max}\\ 0 & \left|i_d^{\text{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases}\tag{B4}$$

$$\phi_{\text{sat}}^{\text{ph-CL}}=-\arctan\frac{(E-U\cos\delta)X_{\text{v}}-U\sin\delta R_{\text{v}}}{(E-U\cos\delta)R_{\text{v}}+U\sin\delta X_{\text{v}}}\tag{B5}$$

$$\phi_{\text{sat}}^{q\text{-CL}}=\begin{cases}-\arctan\left\{\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\text{v}}-U\sin\delta R_{\text{v}}}{\left(R_{\text{v}}^2+X_{\text{v}}^2\right)\sqrt{I_{\max}^2-\left(\dfrac{(E-U\cos\delta)X_{\text{v}}-U\sin\delta R_{\text{v}}}{R_{\text{v}}^2+X_{\text{v}}^2}\right)^2}}\right\} & \left|i_{dq}^{\text{ref}}\right|>I_{\max}\text{且}\left|i_q^{\text{ref}}\right|<I_{\max}\\ -\pi/2 & \left|i_q^{\text{ref}}\right|\geq I_{\max}\end{cases}\tag{B6}$$